
プロセスラインにおけるストリップの繰り返し曲げ変形挙動の解析とその応用
Analysis of Sheet Metal Deformation under Repeated Bending in Processing Lines and
Its Application

比良 隆明(Takaaki Hira) 阿部 英夫(Hideo Abe) 東 将(Susumu Azuma)

要旨：

近年鋼板の平坦度に対する要求が一層厳しくなり、これに対処するべく圧延における形状制御のほかに、テンションレベラーや各ストリッププロセスラインでの平坦度制御の重要性が増大している。その設備仕様の決定、操業条件の最適化を目的として繰り返し曲げ変形挙動を理論的に解析し、これらの問題を汎用的に取扱える汎用計算シミュレーションプログラムを作成した。本プログラムを(1)テンションレベラーにおける反りの発生と残留応力、(2)テンションレベラーによる局部伸びの矯正能力、(3)連続塗装ラインにおける反りの矯正技術に適用し、反りを防止する方法、残留応力および局部伸びを減少させる方法等について述べ、その有効性を示した。

Synopsis：

To meet customer's demand, precise flatness control has recently been required not only for strip rolling but also for strip processing lines, namely, tension levelling, coating, galvanizing, etc. Strip deformation caused by repeated bending with stretching in the processing line is analysed on the basis of incremental-strain theory for the purposes of designing plant specifications and optimization of operation. The developed calculation program can be widely used for analyses as follows: (1) Calculation of curling and residual stresses of strip in longitudinal and width directions after tension levelling, (2) correcting-behavior analysis of edge and center waves of strip during tension levelling, and (3) calculation of strip gutters in the continuous color paint coating line. Calculated results give us a great deal of useful information for preventing curling, improving steepness and reducing residual stress of strip.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

プロセスラインにおけるストリップの繰り返し 曲げ変形挙動の解析とその応用*

Analysis of Sheet Metal Deformation under Repeated Bending in Processing Lines and Its Application



比良 隆明
Takaaki Hira

鉄鋼研究所 プロセス
研究部圧延研究室
主任研究員(掛長)



阿部 英夫
Hideo Abe

鉄鋼研究所 プロセス
研究部圧延研究室
室長(課長)



東 将
Susumu Azuma

千葉製鉄所 管理部表
面処理管理室 主査(掛
長)

1 緒 言

冷延鋼板は熱間圧延後、酸洗、冷間圧延、焼鈍、スキンパス、メッキ、塗装などの多くの工程を経て製造される。これらの鋼板の平坦度に対する要求は最近ますます厳しくなりつつある。家庭電気製品、壁材、厨房器具、家具などに使われる場合には曲げ程度の軽い加工しか与えられないため、鋼板そのものの形状が残りやすく、とくに厳しい平坦度が要求される。このような厳しい平坦度の要求に対しては冷間圧延およびスキンパス圧延での高度な平坦度制御技術を駆使するが、テンションレベラーを併用して対応することが一般的になりつつある。

テンションレベラーは鋼板の幅方向の線長差(局部伸び)をなくすべく、張力を加えながら曲げ変形を与える矯正方法であるが、正しい使用をしないと、逆に反りによって製品価値を損う場合もある。また上記の各工程で鋼板は非常に多くのロールにより繰り返し曲げ変形をうけるが、その変形により残留応力や反りが生じ、後工程での操業トラブルを起したり、また局部伸びにより平坦度を悪化させることがある。

本報告ではストリップ・プロセスラインにおける繰り返し曲げ変形挙動の理論解析法を示し、反りおよび局部伸び矯正問題に対する実際への適用例を紹介する。

2 解析方法

解析に用いる記号の説明を以下に示す。

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$: 長手, 板幅, 板厚方向の応力 (kgf/mm²)

要旨

近年鋼板の平坦度に対する要求が一層厳しくなり、これに対処するべく圧延における形状制御のほかに、テンションレベラーや各ストリッププロセスラインでの平坦度制御の重要性が増大している。その設備仕様の決定、操業条件の最適化を目的として繰り返し曲げ変形挙動を理論的に解析し、これらの問題を汎用的に取扱える汎用計算シミュレーションプログラムを作成した。本プログラムを(1)テンションレベラーにおける反りの発生と残留応力、(2)テンションレベラーによる局部伸びの矯正能力、(3)連続塗装ラインにおける反りの矯正技術に適用し、反りを防止する方法、残留応力および局部伸びを減少させる方法等について述べ、その有効性を示した。

Synopsis:

To meet customer's demand, precise flatness control has recently been required not only for strip rolling but also for strip processing lines, namely, tension levelling, coating, galvanizing, etc. Strip deformation caused by repeated bending with stretching in the processing line is analysed on the basis of incremental-strain theory for the purposes of designing plant specifications and optimization of operation.

The developed calculation program can be widely used for analyses as follows: (1) Calculation of curling and residual stresses of strip in longitudinal and width directions after tension levelling, (2) correcting-behavior analysis of edge and center waves of strip during tension levelling, and (3) calculation of strip gutters in the continuous color paint coating line.

Calculated results give us a great deal of useful information for preventing curling, improving steepness and reducing residual stress of strip.

- $\bar{\sigma}$: 相当応力 (kgf/mm²)
- σ_x', σ_y' : 長手, 板幅方向の偏差応力 (kgf/mm²)
- $d\sigma_x, d\sigma_y$: 長手, 板幅方向の応力増分 (kgf/mm²)
- $d\epsilon_x, d\epsilon_y$: 長手, 板幅方向のひずみ増分
- $d\epsilon_{xp}, d\epsilon_{yp}, d\epsilon_{zp}$: 長手, 板幅, 板厚方向の塑性ひずみ増分
- $d\bar{\epsilon}_p$: 相当塑性ひずみ増分
- M_x, M_y : 長手, 板幅方向曲げモーメント (kgf)
- K_x, K_y : 長手, 板幅方向の曲率 (1/mm)
- K_y' : K_x を零にした時の板幅方向曲率 (1/mm)
- t : 板厚 (mm)
- η : 板厚中心を零にした時の板厚方向位置 (mm)
- D_R : ロール外径 (mm)
- θ : 見かけ上の板のロールへの巻付け角度 (rad)

* 昭和62年11月9日原稿受付

- ρ : 板の曲率半径 (mm)
- δ_{LM} : ロールインターメッシュ (mm)
- ϵ_0 : 板厚中心長手方向ひずみ
- E : ヤング率 (kgf/mm²)
- ν : ポアソン比
- $D = Et^3 / \{12(1-\nu^2)\}$ (kgf·mm)
- σ_0 : 降伏応力 (kgf/mm²)
- σ_T : ストリップに与える平均引張り応力 (kgf/mm²)
- H : 加工硬化係数 (kgf/mm²)
- λ : 板の急峻度
- L : 要素の長さ (mm)
- \tilde{L} : 要素の基準長さ (mm)
- ϕ : σ_T を板幅方向の要素に配分するパラメータ (kgf/mm²)

- 添字 i : ロール番号
- 添字 j : 板幅方向要素番号
- 添字 m : 板幅方向要素数

次に解析上の仮定を以下に列記する。

- (1) 平面ひずみ $d\epsilon_y = 0$ (板厚に対して板幅は十分広いので幅方向のひずみを無視する)。
- (2) 平面応力 $\sigma_z = 0$ (曲げ半径に対し板厚が小さいので板厚方向の応力を無視する)。
- (3) せん断ひずみ, せん断応力を無視する。
- (4) 曲げ変形過程で長手方向の張力 σ_T は一定とする。
- (5) パウソンガー効果は無視する。

2.1 負荷時の応力とひずみの関係

ミーゼスの降伏条件に従うものとし, 仮定 (2), (3) から相当応力 $\bar{\sigma}$ は

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y} \quad \dots\dots\dots (1)$$

また相当塑性ひずみ増分 $d\bar{\epsilon}_p$ は

$$d\bar{\epsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}(d\epsilon_{xp}^2 + d\epsilon_{yp}^2 + d\epsilon_{zp}^2)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

で表される。

応力とひずみの関係が, 弾性域では Hooke の法則に, 塑性域では Prandtl-Reuss の式に従うとし, 仮定 (2), (3) を用いると以下のように表される¹⁾。

弾性域では,

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_x \\ d\epsilon_y \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (3)$$

塑性域では,

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_x \\ d\epsilon_y \end{Bmatrix} - \frac{1}{S} \begin{bmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 \\ S_1 S_2 & S_2^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\epsilon_x \\ d\epsilon_y \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4)$$

さらに (2) 式も同様の記述をすると,

$$d\bar{\epsilon}_p = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{S} (S_1 d\epsilon_x + S_2 d\epsilon_y) \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで偏差応力 σ_x', σ_y' を用いて S, S_1, S_2 を表すと,

$$\left. \begin{aligned} S &= \frac{4}{9} \bar{\sigma}^2 H + S_1 \sigma_x' + S_2 \sigma_y' \\ S_1 &= \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_x' + \nu \sigma_y') \\ S_2 &= \frac{E}{1-\nu^2} (\nu \sigma_x' + \sigma_y') \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

となる。

したがって, ある時点の応力状態と伸び増分 $d\epsilon_x$ が与えられると, 仮定 (1) により応力増分 $d\sigma_x, d\sigma_y$ が計算される。

2.2 弾塑性性の境界判別と逆方向応力の計算方法

降伏曲面は Fig. 1 のように (1) 式で示される σ_x, σ_y の平面で表され, 曲面内であれば (3) 式による弾性計算を, 曲面外では (4) 式による塑性域での計算を行う。 $\sigma_x = \sigma_y = 0$ の初期状態で $d\epsilon_{xi}$ のひずみ増分が与えられたとき, (3) 式から σ_x, σ_y が, さらに (1) 式から $\bar{\sigma}$ が計算される。 $\bar{\sigma} < \sigma_0$ であれば Fig. 1 中で点①に応力が位置する。さらにひずみ増分 $d\epsilon_{xi+1}$ が与えられたとき (3) 式で計算される $d\sigma_x, d\sigma_y$ が①の点の σ_x, σ_y に加算され新たな $\bar{\sigma}$ が計算される。 $\bar{\sigma} \geq \sigma_0$ の場合は塑性域に達したことを意味し, 例えば点②で表される場合には次のような計算処理をする。

直線①-②と降伏曲面との交点③を求め, 次式にしたがって弾性成分 $d\epsilon_{xi+1}^e$ と塑性成分 $d\epsilon_{xi+1}^p$ に比例配分する。

$$d\epsilon_{xi+1}^e = d\epsilon_{xi+1} \frac{l_{13}}{l_{12}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$d\epsilon_{xi+1}^p = d\epsilon_{xi+1} - d\epsilon_{xi+1}^e \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで l_{13}, l_{12} はそれぞれ Fig. 1 中の線分①-③, ①-②の長さである。

まず $d\epsilon_{xi+1}^e$ により弾性域での計算をし, 次に $d\epsilon_{xi+1}^p$ を (4) 式に代入して塑性域の $d\sigma_x, d\sigma_y$ を求め, σ_x, σ_y にそれぞれ加算し点④に達する。新しい降伏曲面は点④を弾塑性の境界とする破線となる。

逆方向のひずみ増分が生じた場合には, まず (3) 式で弾性計算を行い (Fig. 1 中④→⑤), 同様な弾塑性判断をしながら計算をつづける。

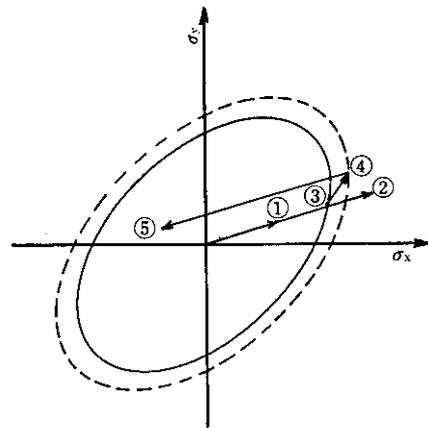


Fig. 1 Yield locus used for the analysis and variation of stress state

2.3 除荷時の反りの計算方法

板厚方向の応力分布 σ_x, σ_y が与えられたとき, x, y 方向のモーメント M_x, M_y はそれぞれ次式で表される。

$$M_x = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_x \eta d\eta, \quad M_y = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_y \eta d\eta \quad \dots\dots\dots (9)$$

除荷することは長手方向の張力 σ_T とモーメント M_x, M_y を零にすることであり, まず次式を満足するように板厚中心の $d\epsilon_x$ を変動させて $\sigma_T = 0$ 状態での σ_x, σ_y を計算する。

$$\sigma_T = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_x d\eta = 0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

続いてモーメントを零にする計算を行う。板の曲率が零でモーメントが M_x, M_y のとき, これを除荷したときの x, y 方向の反り曲率はそれぞれ次式で示される。

$$K_x = \frac{M_x - \nu M_y}{D(1-\nu^2)}, \quad K_y = \frac{M_y - \nu M_x}{D(1-\nu^2)} \dots\dots\dots(11)$$

ストリップがルーパールロールの間にあるような場合には、長手(x)方向の反りはみかけ上、零に矯正されている。この状態でのC(y)方向反り K_y' を求めるには、まず張力のある状態で(11)式より K_x, K_y を求め、次いで K_x を強制的に零にした時の K_y' を次式で求める。

$$K_y' = K_y + \nu K_x \dots\dots\dots(12)$$

2.4 曲げひずみの計算方法

板厚 t の材料が内側曲率半径 ρ に曲げられ、板厚中心の長手方向ひずみが ϵ_0 であるとき、板厚中心からの距離 η における長手方向ひずみ ϵ_x は

$$\epsilon_x = \frac{\eta}{\rho + (t/2)} + \epsilon_0 \dots\dots\dots(13)$$

ブライドルロールやルーパールロールなどに材料が十分巻きついて曲げられるような場合には ρ はロール半径 $D_R/2$ と等しいが、テンションレベラーなどのように巻きつき角度が小さい場合には、一般には $\rho > D_R/2$ であり、美坂ら²⁾が提案した次式に従うとする。

$$\rho = \frac{1}{2} D_R + t \left(\alpha_1 \times \frac{2\sigma_0}{2\sigma_0 + \sigma_T} \times \frac{1}{\theta \alpha_2} - \alpha_3 \right) \dots\dots\dots(14)$$

ここで α_1, α_2 および α_3 は定数であり、 θ は幾何学的な位置関係のみで求まるロールへの材料の巻きつき角度である。

2.5 形状矯正過程の計算方法

長手方向の材料の線長が幅方向に異なるために、余剰長の部分が圧縮力を受けて座屈し、いわゆる局部伸びとして現れる。

テンションレベラーの主要な機能はこの局部伸びをなくすることである。局部伸びは一般に次式に示す急峻度 λ を用いて評価される。

$$\lambda = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\Delta L}{\bar{L}}} \dots\dots\dots(15)$$

ここで \bar{L} は長手方向の基準線長であり、 ΔL は線長差 $|L - \bar{L}|$ である。板幅端部の L が長いと耳伸び、幅中央部の L が長いと腹伸びになって現れる。

テンションレベラーによる矯正過程の解析に関して、2, 3の報告があるが²⁻⁶⁾、いずれも単一ロールでの引張り、曲げによる伸びの理論解⁷⁾を基本にしている。この理論は加工硬化のない剛完全塑性体を対象に、単純曲げ理論を適用したものであり、次式で示されるように極めて簡単に伸びひずみ増分 $d\epsilon$ が求まる。

$$d\epsilon = \frac{t}{\rho + (1/2)t} \times \frac{\sigma_T}{\sigma_0} \dots\dots\dots(16)$$

ここでは加工硬化のある材料を対象に、板幅方向の応力を考慮した弾塑性解析により検討した。

まずレベラー前のストリップを板幅方向に要素分割($j=1 \sim m$)し、初期急峻度 λ_0 に対応させて各要素に初期線長($L_{01} \sim L_{0m}$)を与える。またストリップ全体にかかる平均引張り応力 σ_T を与える。線長の短い要素はこの σ_T より大きな張力を受け、逆の場合には σ_T より小さくなるべきである。各要素の引張り応力 σ_{Tj} は次式で示されるように、幅方向要素の線長に応じて各要素に配分するパラメータ ϕ を用いて与えられるものと仮定する。

$$\sigma_{Tj} = \sigma_T + \left(1 - \frac{mL_j}{\sum_{k=1}^m L_k} \right) \phi \dots\dots\dots(17)$$

上式において右辺第2項の幅方向要素の総和は零になり、全張力は与えた張力と同じになる条件は満足されている。 ϕ の次元はヤング率と同じであり、単純引張りの弾性域ではそれと等価とみなせ

る。 L_j は要素 j の、 i 番目のロール入側の線長であり、 $i=1$ では初期線長となる。任意の時点の L_j に対し、 ϕ を大きくすると短い線長の要素に対する σ_{Tj} が大きくなり、形状矯正は急激に進むことになるが、ロール通過後には逆に計算上、線長が長くなるという線長の逆転が生じる場合がある。実際は i ロールの入側で線長が長い要素は波として現れており、短い線長の要素が長い線長と同じまで伸ばされた時に初めて張力の一部が長い線長の要素に配分され、元の短い線長の要素と同じように伸ばされると考えれば、この線長の逆転は生じないはずである。一方 ϕ が小さいとき、例えば $\phi=0$ の場合には線長差によらず均一な σ_T が各要素に配分されるため、急峻度は改善されないことになる。また線長が逆転しない ϕ の領域内であっても計算上線長の長い要素で $\sigma_{Tj} < 0$ となり圧縮応力が生じる場合がある。この場合、実際には波として現われるだけであり、その分だけ線長の短い要素にこの圧縮応力と釣り合うほどに σ_{Tj} が増すことは考えられない。したがって各要素は次式を満足する必要がある。

$$\sigma_{Tj} \geq 0 \dots\dots\dots(18)$$

計算上は各ロールごとに(18)式を満足し、かつ線長の逆転の生じない限界内で、可能なかぎり大きな ϕ が正解に近いと仮定して計算を進めた。

以上述べた解析方法を用いた繰返し曲げ変形のシミュレーションプログラムのフローチャートをFig. 2に示す。

3 計算結果と応用例

3.1 テンションレベラーによる板反りの解析と実験結果

Fig. 3に示すロール配置のテンションレベラーを用い、Table 1に示す条件で実験ならびに計算を行った結果について以下に述べる。インターメッシュ(δ_{IM})はFig. 3の#2, #4ロールで調整される。 δ_{IM} は前後ロールとのロール面の上下のくい違い量で定義することとし、したがって $\delta_{IM}=0$ でも板厚分の曲げがストリップに与えられることになる。

Table 1に示すレベラー条件の中の伸び量は、実際はブライドルロールで調整されるが、計算上は張力を与え、結果として伸び量が求まるため、Fig. 2に示したフローチャートの最も大きな各ロールの計算ループの外にさらに伸びを収束させるループを形成させて計算させた。

Fig. 4に長手方向の板反り(以後L反りと称する)に及ぼす δ_{IM} の影響を示す。L反り量としては曲率 K_x を用いた。 K_x の実測値はテンションレベラー後に数十本のロールで曲げ、曲げ戻し変形を受けた後、切断されて測定されたものである。実験、計算値ともに#2, #4ロールの δ_{IM} の増加とともに K_x が増大し、また#4ロールの δ_{IM} を小さくすると K_x が減少する傾向が認められる。図中に示す計算No. 1はレベラー直後の計算結果であり、実験値よりも大きな K_x を示す。レベラーの配置上#5ロールから次のロールまでの距離が長いので、#5ロールから水平にストリップが流れ出すという幾何学的な巻きつき角度 θ よりも実際の θ は小さいと考えられ、計算No. 2では#5ロールの θ を半分にして計算した。計算No. 1よりも実測値に近づく。計算No. 3は実験値と同じ状態での比較をするために、No. 2の条件に加えさらにレベラー以降のデフロールなどによる曲げ過程を付加して計算した結果であり、実験値に近づく。(14)式で曲率を見積る場合、反りの計算値は傾向的には実測値と一致するが、絶対値の精度を向上させるためには、計算No. 2で一例を示したように、(14)式を補正して用いる必要があるが、 ρ

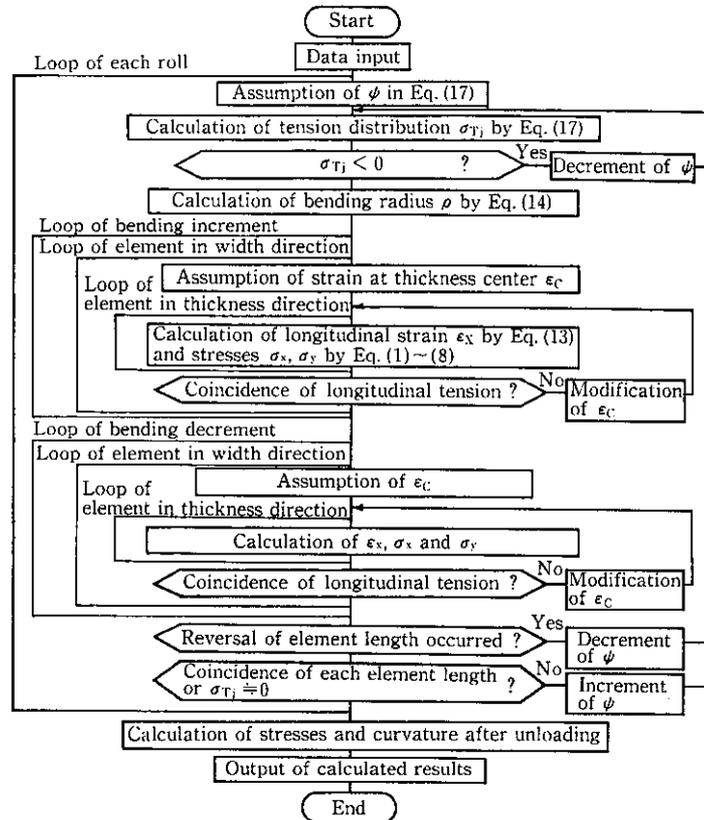


Fig. 2 Flow chart of simulation program for repeated bending analysis

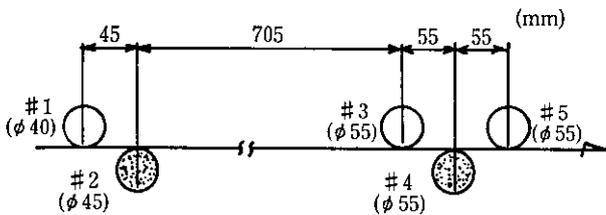


Fig. 3 Layout of tension-leveler rolls used for analysis and experiment

Table 1 Mechanical properties of strip and levelling conditions used for calculation and experiment

Mechanical properties of strip	
Thickness t	0.68 mm
Young's modulus E	21 000 kgf/mm ²
Poisson's ratio ν	0.3
Yield strength σ_a	20 kgf/mm ²
Coefficient of work hardening H	50 kgf/mm ²
Levelling conditions	
Intermesh of roll δ_{1M}	0~12 mm
Strip elongation	0.5 %
No. of bending increment	50
No. of virtual divided strip element in thickness direction	19
No. of virtual divided strip element in width direction m	1

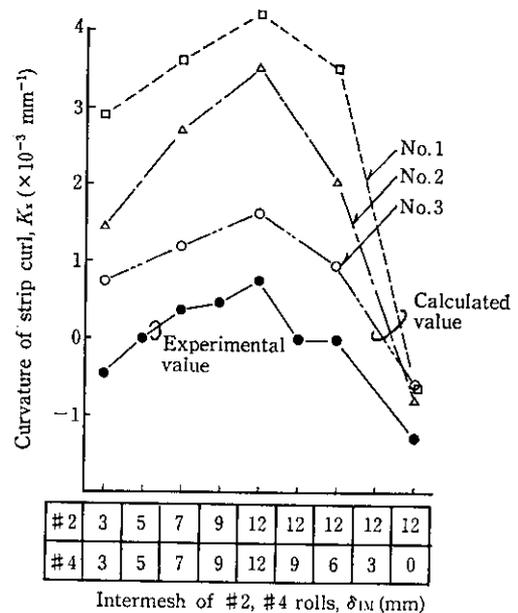


Fig. 4 Influence of roll intermesh on strip curl

をさらに厳密に求める解析が今後の課題として残される。

次に通板時の幅方向反り(以降C反りと称する)について述べる。実験値 K_y' はレベラー、さらに多くのロールを通過後の検査ラインで通板中、すなわち長手方向反り $K_x=0$ の条件で測定されたものである。 K_y' に及ぼす #4 ロールの δ_{1M} の影響について実験結果と計算結果とを Fig. 5 に示す。 $\delta_{1M}=0\sim 9$ mm の範囲で、 δ_{1M} の

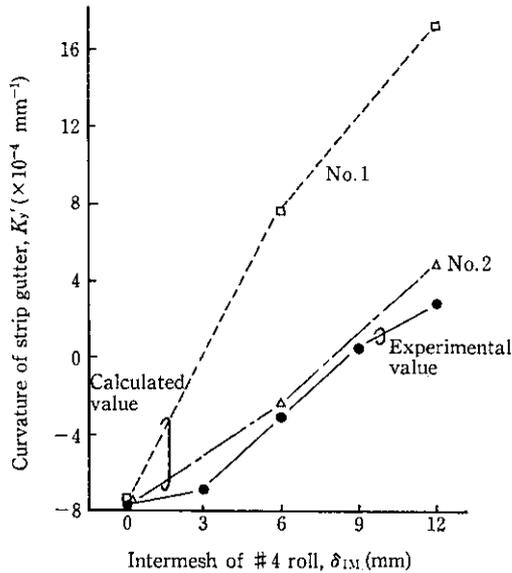


Fig. 5 Influence of intermesh on strip gutter during threading (Intermesh of #2 roll is 12 mm)

増加とともに、C反りは減少し、 $\delta_{IM}=9$ mmで反りの方向が逆転し、さらに δ_{IM} とも増加する。実験値、計算値ともに同様の傾向を示し、 θ を補正した計算No. 2では絶対値もよく一致している。

Fig. 3で示したテンションレベラーの後段に、さらにレベラーロールを加えた場合の計算を以下に述べる。 δ_{IM} およびロール配置をFig. 6に示す。他の条件はTable 1に示すとおりである。ただし#7ロールまでは $\sigma_T=3.7$ kgf/mm²で、それ以降はローラーレベラーを想定し、 $\sigma_T=0$ kgf/mm²とした。#5ロールおよび#7ロールまで通過した場合の除荷後の残留応力の板厚方向分布ならびにその時の反

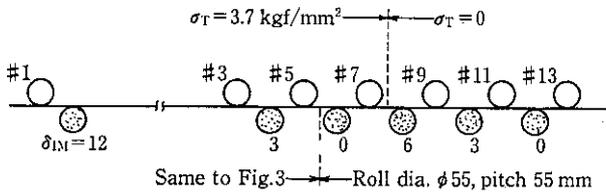


Fig. 6 Roll layout of leveller used for calculation of residual stress

り曲率 K_x, K_y をFig. 7 (a), (b)にそれぞれに示す。 K_x, K_y に着目すると、(a)に比べ(b)の方が K_x, K_y ともその絶対値が小さく、換言すればロール本数を増すことで、L, C双方の反りを減少させることが可能である。

残留応力は(a), (b)ともに大きく、板厚中心部に強い引張応力が残留する。見かけ上は平坦になったとしても、例えば表面にエッチング加工などが施されると、この強い残留応力により大きな反りが生じることが危惧される。熱処理によってこの残留応力を除去することは可能であるが、ローラーレベラーによってもある程度までは転減することができる。Fig. 7には#7までのテンションレベラーに加え、#8以降のローラーレベラーを通過した後の残留応力分布を併記する。テンションレベラー後に見られた板厚中央付近の大きな残留応力は消滅し、比較的平坦な残留応力分布になっていることが認められる。わずか6本のローラーレベラーでもFig. 7のような残留応力の低減効果が発揮される。

3.2 連続プロセスラインにおけるC反り解析

ストリップが連続的に曲げ変形を受けながら流れるラインにおいて、C反りが問題となる例がしばしば生じる。例えば連続塗装ラインで焼付け時にC反り⁷⁾が生じたり、浸漬めっきラインでC反りが生じると通板トラブルや表面欠陥、メッキ厚の幅方向不均一などが生じる。ここではFig. 8に示す連続塗装ラインに本解析を適用した例について述べる。Fig. 8のように前処理をされたストリップはNo. 1およびNo. 2コーターで塗装され、それぞれのオープン内で焼付け処理を施される。その際C反りが大きいと炉床および壁との接触による製品表面傷が生じる。そこでNo. 1コーター前にFig. 9に示すようなロールを設置し、ロールAのインターメッシュを変化させてストリップのC反りに及ぼす影響を調査した。Fig. 8中に示す④~⑥の5箇所において、通板中のストリップのC反りを測定し、計算値と比較した結果をFig. 10に示す。各測定点における計算値と実測値の傾向はよく一致している。またFig. 9のロールAのインターメッシュの増加とともにC反りが減少することも比較的良くシミュレートされている。

3.3 形状矯正の計算

Fig. 3に示すロール配置のテンションレベラーにおける形状矯正に及ぼすインターメッシュと母板形状の影響を、Fig. 2の計算方法で調べた。Fig. 11に示すように板幅を5等分にした要素を考え、それぞれの線長は耳伸び状態に対応させて両端(j=1, 5)を長くした。Fig. 11には計算に用いた材料寸法、材料特性値を併記する。

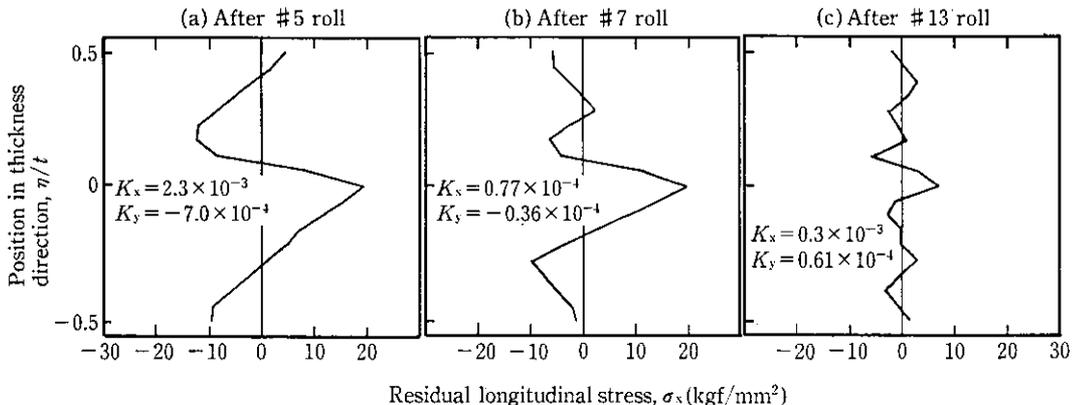


Fig. 7 Effect of number of roll on curl gutter and residual stress of strip

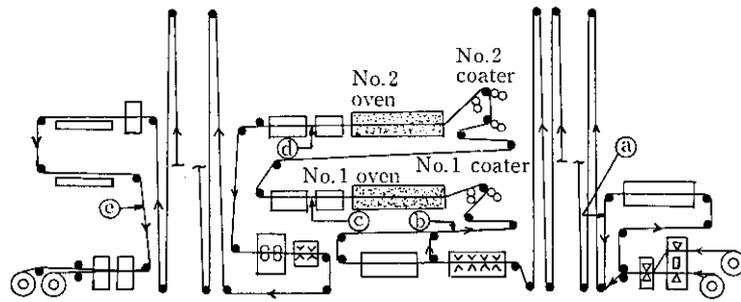


Fig. 8 Continuous color paint coating line used for calculation of strip gutter (a~d indicate measured points of strip gutter)

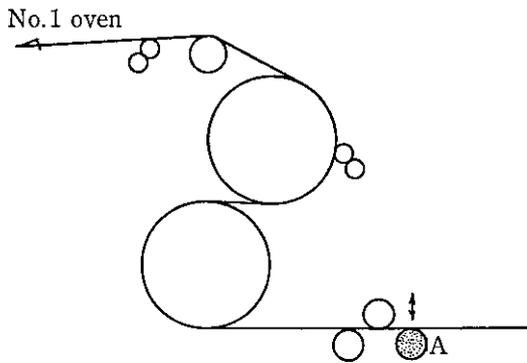


Fig. 9 Coating roll arrangement with pre-bending rolls for control of strip gutter

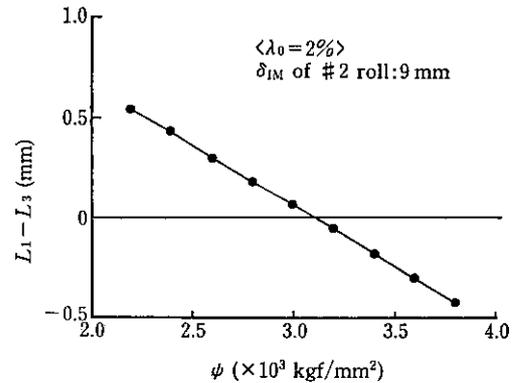


Fig. 12 Influence of parameter ϕ on difference of strip length, L_1-L_3 , in the width direction after threading the first roll

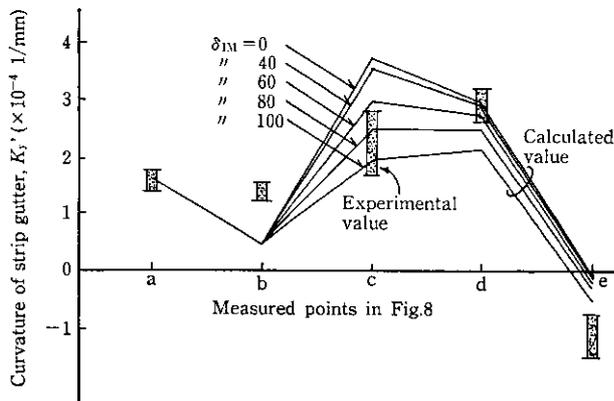


Fig. 10 Comparison between calculated and experimental values concerning strip gutter during threading through color paint coating line

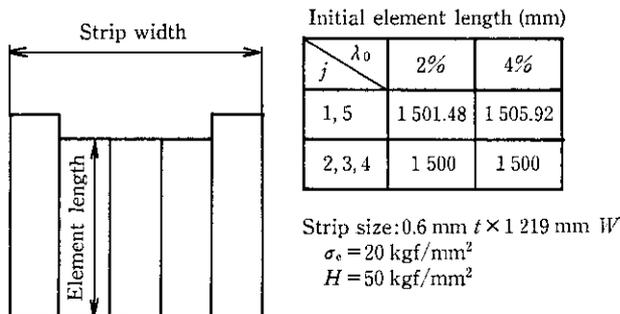


Fig. 11 Virtual divided elements model of strip with edgewave used for calculation of strip steepness

Fig. 12 にはは初期急峻度 $\lambda_0=2\%$ の材料, #2 ロールの $\delta_{IM}=9$ mm の条件で矯正した場合の #1 ロール出側での線長差 L_1-L_3 に及ぼす張力配分を支配するパラメータ ϕ の影響を示す。 $\phi > 3\ 100$ kgf/mm² では、 L_1-L_3 は負となりこれは線長の逆転を意味する。 ϕ が小さいと形状矯正効果は鈍感である。いずれの要素にも圧縮応力が生じないという (18) 式が満足されていれば、計算上は $L_1-L_3 \leq 0.001$ mm ($\lambda=0.05\%$) になった時に線長が揃ったとみなし、次ロールの計算に進む。この場合は $\phi=3\ 105.4$ で #1 ロールを通過している。圧縮応力が生じる場合には、最大の圧縮応力の生じる要素に対し圧縮応力=0 を満足する ϕ が最大の ϕ とみなし、次ロールの計算に進む。この場合、形状は改善されるものの、線長が揃うことはほとんどない。各ロールにおいて、上記のいずれかの条件を満足する ϕ がそれぞれ収束計算される。Fig. 13 には各ロール通過時の各要素の張力と線長差 L_1-L_3 の変化を示す。

λ_0 が 2% の場合、#1 ロールですでに線長の長い要素 ($j=1, 5$) にも張力が生じ、線長差も設定誤差 ($L_1-L_3 < 0.001$) 内に収まっている。すなわち #1 ロールですでに線長が一致することを示している。後段にいくとともに張力差はしだいに小さくなり、全要素とも同様な変形状態になることが認められる。一方、 $\lambda_0=4\%$ の場合、#2 ロールまでは線長は一致しない。線長が一致するにはその長い要素 ($j=1, 5$) に対して圧縮力が生じる必要があるが、これは (18) 式を満足しない。したがって #2 ロールまでは、 $j=2, 3, 4$ の 3 要素のみに与えられた張力が配分され、 $j=1, 5$ の要素の張力は零である。#3 ロール通過時に $j=1, 5$ の要素にも張力が配分され、全要素の線長が揃う。

次に λ_0 を一定にした時の形状矯正に及ぼす δ_{IM} の影響を Fig. 14

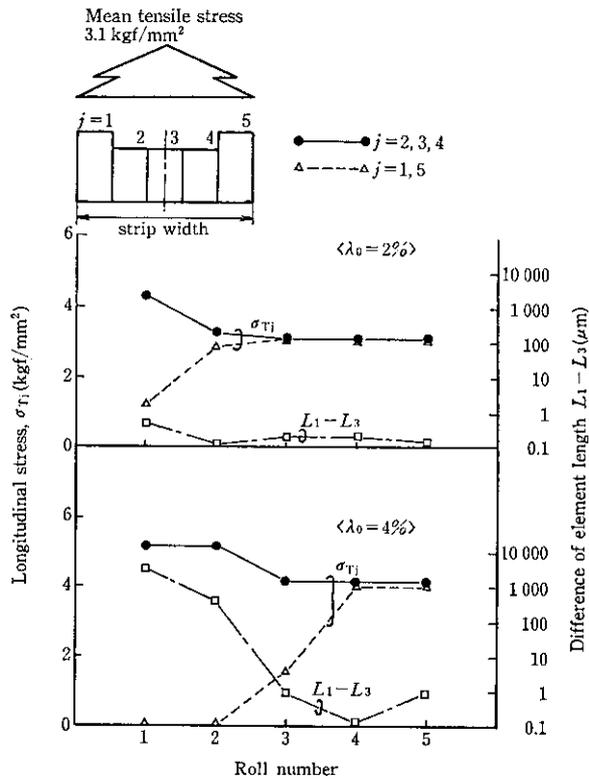


Fig. 13 Variation of longitudinal stress during tension levelling for correcting the strip steepness

に示す。この時の λ は#5ロール通過後に除荷した時の値である。 δ_{IM} を増加させると λ は減少し、この場合#2, #4ロールに9mm以上の δ_{IM} を与えると $\lambda < 0.1\%$ の製品が得られることを示している。

4 結 言

繰り返し曲げ変形を受ける際のストリップの変形挙動を塑性力学的に解析する手法と、その計算シミュレーションプログラムの内容を述べた。

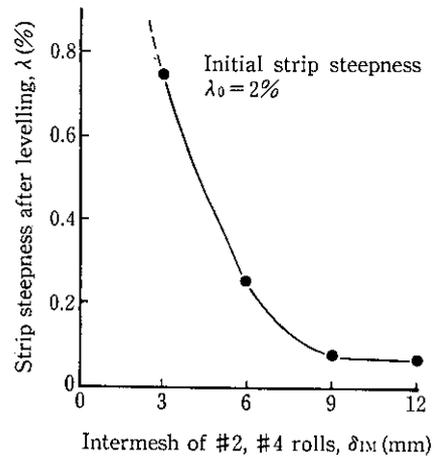


Fig. 14 Effect of roll intermesh on strip steepness after tension levelling

本解析をテンションレベラー通過後のストリップのL, C反りおよび連続塗装ラインにおける通板時のC反りの予測計算に適用し、計算値と実測値とを比較した。両者は傾向的にはよく一致するが、さらに精度を向上させるには、従来の曲率見積り式を修正して用いるのがよいことがわかった。また要素を幅方向に分割し、与えられた平均張力を各要素に配分する方法を用い、形状矯正の計算が可能であることを示し、その計算結果例を示した。その結果、ロールのインターメッシュが大きく、母板急峻度が小さいほど、形状矯正が容易なこと、各ロールを通過する際の急峻度の改善状態が容易にシミュレートされることがわかった。さらに残留応力の分布についても言及し、テンションレベラー後に残留する板厚中心部の大きな残留応力は、その後のローラーレベラーで軽減され得ること等の知見を得た。

本シミュレーションプログラムは、数年前より生産ラインの諸問題に対して有効な情報を提供するとともに、設備導入時の仕様検討、設備改善、操業条件の最適化などに大きく貢献している。

最後に本実験を遂行するにあたり、尽力をいただいた川鉄鋼板株式会社千葉工場 国安 保部長に厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 山田嘉昭: 「塑性・粘弾性」, (1977), 79, [培風館]
- 2) 美坂佳助, 益居 健: 塑性と加工, 17 (1976) 191, 988
- 3) 山崎 平, 山本啓二, 瀬戸口節男: 住友重機械技報, 25 (1977) 75, 38
- 4) 曾田長一郎: 塑性と加工, 5 (1964) 41, 345
- 5) 曾田長一郎: 塑性と加工, 10 (1969) 107, 853
- 6) 木村智明, 芳村泰嗣: 日立評論, 57 (1975) 5, 433
- 7) 川崎製鉄(株): 特開昭 61-129061
- 8) 川崎製鉄(株): 特開昭 61-129062